

United States Department of the Interior  
Bureau of Reclamation  
Engineering and Research Center

Translation No.  
Team No. General  
Book No. 12,721

XX

## **DESIGNING SPILLWAY AERATORS**

**Dimensionierung von Schufrinnenbelüfttern**

by

**Hans-Peter Koschitzky**

Translated from the West German Journal  
**Wasserwirtschaft**  
5/88, May 1988, 220 - 227

**Dr. Sue Ellen Wright, Translator**

XX

**Division of Foreign Activities  
Code D-2000**

**USBR Translations  
Denver, Colorado  
(October, 1988)**

Team No. General  
Book No. 12,721  
Paper No.

## DESIGNING SPILLWAY AERATORS

Dimensionierung von Schußrinnenbelüftern

Hans-Peter Koschitzky

### Abstract

*A design procedure to prevent cavitation damage in spillway aerators is presented and the design steps are explained. The central topic is the design of the bottom aerator. Air entrainment functions required for designing different aerator geometries are given based on studies using a hydraulic model and on published data. A calculation method for determining total air entrainment is presented that considers the interaction between water flow in the spillway and air flow in the aerator. The influence of aeration on high-speed flow is discussed and approaches for calculating this factor are given.*

### 1. Introductory Comment

The kind of high-speed flow occurring in concrete spillways and sluiceways can rapidly lead to structural damage resulting from cavitation and related cavitation erosion. Numerous cases of damage confirm this observation [1, 2, 10, 12].

One effective option that has already been used in numerous systems to prevent this kind of damage is the installation of bottom aerators to aerate the flow. For instance, [5] and [21] provide comprehensive discussions of aerator geometries that have been utilized for this purpose.

Although there is as yet no clear-cut scientific explanation how the air entrained in the water prevents cavitation damage, it has been known for a long time that even a 5% to 8% air component [13] is adequate to prevent cavitation damage. Moreover, Russel [15] has demonstrated the effectiveness of air entrainment by conducting studies in a cavitation channel using a velocity of 46 m/s. Within half an hour exposure, concrete samples exposed to flow without air entrainment suffered

cavitation damage. However, even after two hours exposure to flow with 5% air entrainment, identical concrete samples exhibited no damage.

Experience with installations in the field has confirmed the effectiveness of bottom aeration [2, 14]. For instance, Minor [11] reports on a concrete sluiceway that was operated for almost a year with open-channel flow at a 40 m/s velocity without exhibiting any cavitation damage.

Nonetheless, it must be noted that there are facilities that are reliably preventing undesired cavitation, but where excessive entrained air is causing undesirable flow behavior. For instance, excessive entrained air can increase water depth disproportionately, which must be avoided with sluiceways in particular. Furthermore, flow in water with entrained air is faster than in clear water [5, 22]. Not enough attention has been paid to these problems in the past, as confirmed in [10].

## 2. Basic Design Requirements

When designing spillways with bottom aerators for an existing system, it is necessary to determine the type of bottom aerator, installation location, aerator spacing, and the number and type of air intakes to be used. Furthermore, one must try to predict the manner in which the installation of aerators will change flow behavior in the spillway and particularly, the influence of aeration on the energy generation system involved.

A design concept has been developed to take these factors into account [5]. *Figure 1* shows the main components of this concept. The chart includes both the calculation of spillway flow without bottom aeration as well as the estimation of cavitation danger along the path of flow, as well as various procedures for preventing cavitation damage and potential changes in spillway flow as a result of bottom aeration. Primary emphasis is placed on the design and hydraulic dimensioning of bottom aerators. A calculation approach is presented, based on studies of a hydraulic model and taking into account the interaction between the air flow in the bottom aerator and the water current in the spillway.

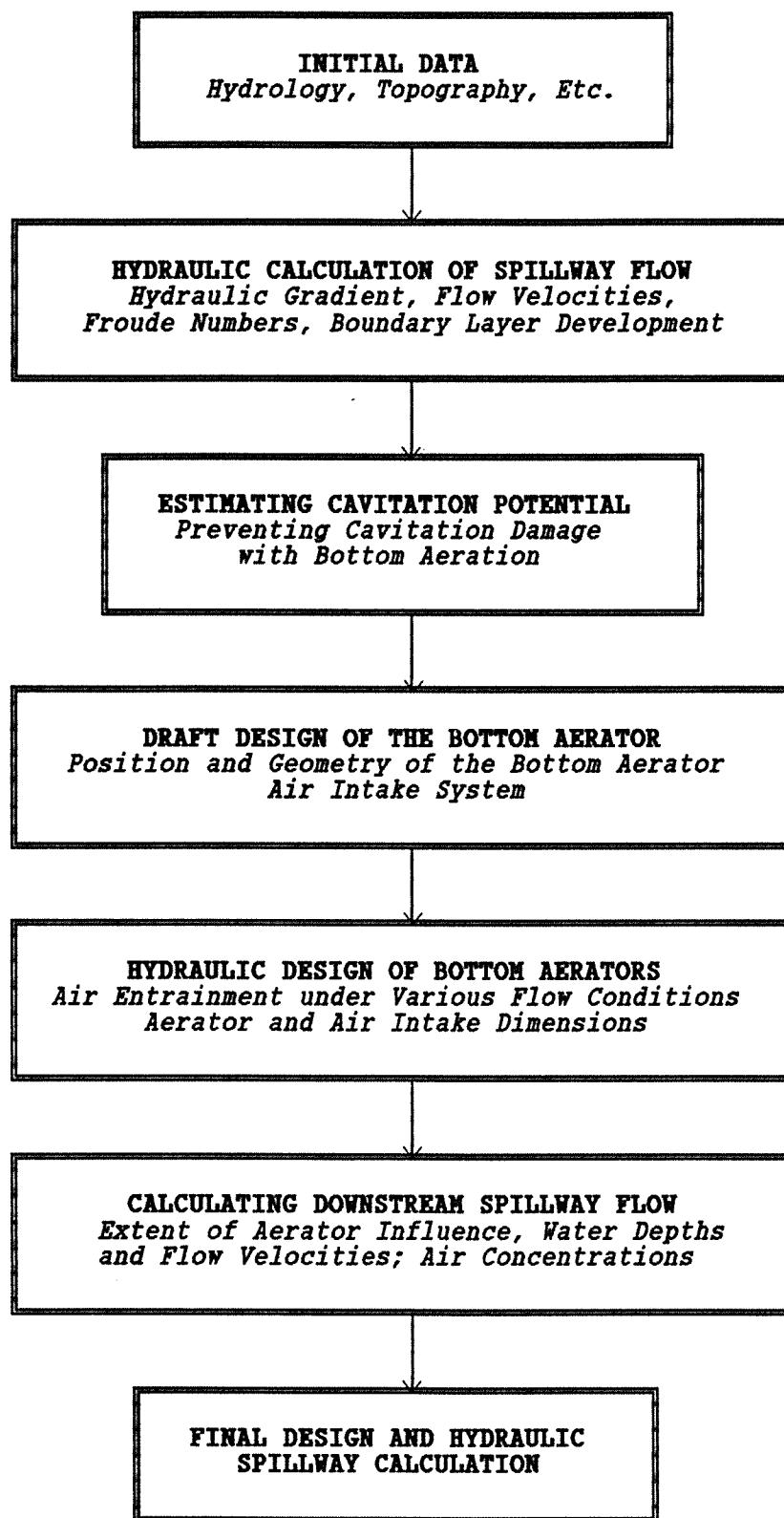
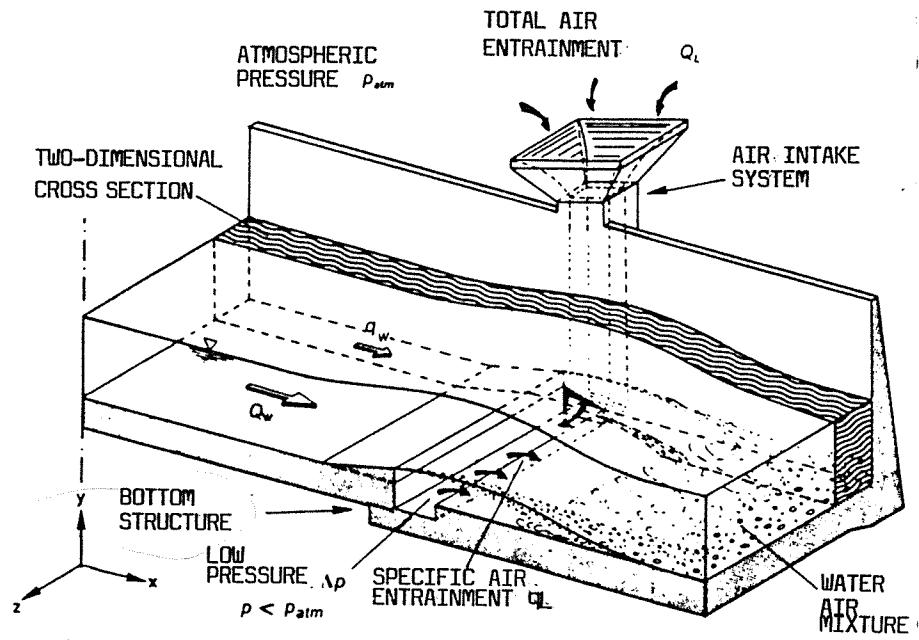


Figure 1: Building Blocks of the Design Concept



**Figure 2: Basic Sketch of a Bottom Aerator**

### 3. Air Entrainment at a Bottom Aerator

A bottom aerator consists of two main components (*Figure 2*):

- the bottom structure (often just called the bottom aerator)
- the air intake system.

Each individual subsystem has its own flow characteristic [3, 4, 6]. Analogous to procedures used with pipeline pump characteristics, the intersection of these two characteristics is often identified as the operating point in a  $Q_L - \Delta p$  diagram [16, 20].

Any change in the water flow, for instance increased outflow, will displace this "operating point" and thus change low pressure values and air flow as well. An additional exacerbating factor is that low pressure caused by the flow of air in the bottom structure is not constant across the channel section [5, 14, 16]. This means that even when water flow remains constant at the operating point, it varies across the channel section and that the specific air entrainment  $q_L$  [ $m^2/s$ ] is not constant across the channel section. This interaction between air and water flow must be taken into account when determining air entrainment at the bottom aerator.

### 3.1 Two-Dimensional Air Entrainment Function

Although the question of the physics of air entrainment has been considered in a basic study [3] and conceptual models have been attempted [5, 7], no one has as yet described the air entrainment mechanism in a precise, formulaic way. Given the complexity of the problem, we are not likely to see this in the near future. Consequently, we must attempt to develop empirical approaches to the problem. Based on analytical dimensional considerations, it is possible to demonstrate that the air entrainment rate  $\beta$  for a bottom aerator geometry can be represented as a function of the Froude number  $Fr$  of the water flow and a non-dimensional pressure parameter  $\Delta p/\rho_w * g * y_w$ :

$$(for a given geometry) \quad (1)$$

Where:	$q_L$ in $m^2/s$	= Specific air entrainment
	$q_w$ in $m^2/s$	= Specific water outflow
	$Fr$	= Froude number = $v_w / \sqrt{g y_w}$
	$y_w$ in m	= Clear water depth
	$\Delta p$ in Pa	= Low pressure in the bottom aerator
	$\rho_w$ in $kg/m^3$	= Water density
	$g$ in $m/s^2$	= Normal case acceleration
	$V_w$ in $m/s$	= Clear water velocity

In order to determine the two-dimensional air entrainment function, extensive tests were conducted using a model with two basic types of bottom aerators (*Figure 3*). Type I represents a ramp for use in steep channels, and Type II incorporates a bottom groove with a ramp for flat channels or sluiceways.

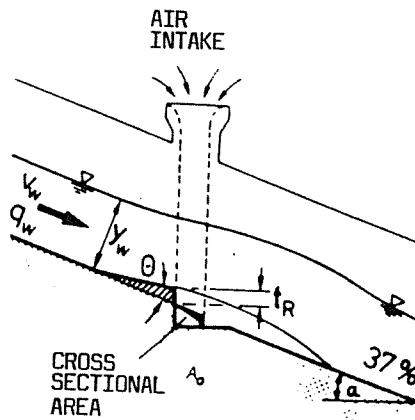
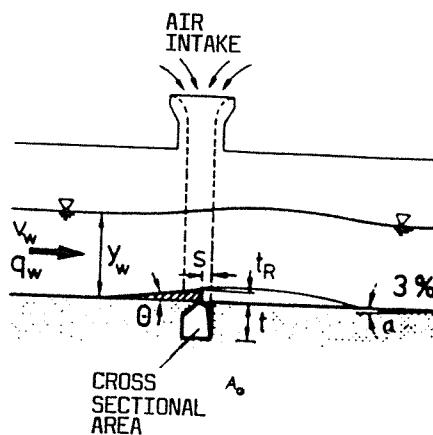


Figure 3. Type I: Ramp



Type II: Ramp with Bottom Groove

Typ	$t_R$ (mm)	$\theta$ ( $^{\circ}$ )	$A_o$ ( $cm^2$ )	s (mm)	t (mm)
CHANNEL SLOPE : $37\% \hat{=} \alpha = 20.30^{\circ}$					
IA	25.0	5.20	215.00	-	-
IB	31.3	6.54	215.00	-	-
IC	37.5	7.90	215.00	-	-
CHANNEL SLOPE : $3\% \hat{=} \alpha = 1.72^{\circ}$					
IID	40.0	5.71	312.50	75	225
IIE	50.0	5.71	312.50	75	225
IIF	50.0	5.71	250.12	100	175

**Figure 3, cont. from previous page: Types of Bottom Aerators Studied**

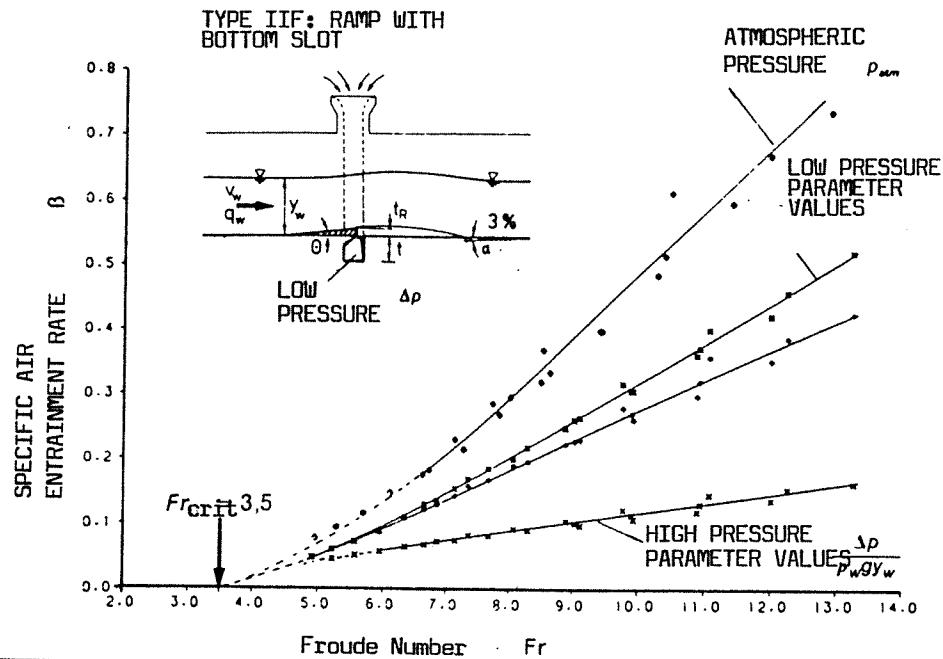
The model studies were conducted in a two-dimensional crosssectional model, which is described in detail in [5, 6]. Low pressure values in the bottom aerator were varied in the model and reduced to a value of zero using a blower. Thus it was possible to determine the relationship between the air entrainment rate and the water flow

$$\beta_0 = f_0 (Fr) \quad (\text{for } \frac{\Delta p}{\rho_w * g * y_w} = 0) \quad (2)$$

as well as the change in  $\beta$  for a given Froude number with the pressure parameter

$$\beta_p = f_p \quad \left( \frac{\Delta p}{\rho_w * g * y_w} \right) \quad (\text{for } Fr = \text{constant}) \quad (3)$$

When the results are plotted in **Figure 4**, it becomes clear that the specific air entrainment rate increases as the Froude number increases on the one hand and the value of the pressure parameter decreases on the other hand. Figure 4 also reveals that significant air entrainment does not begin until the Froude number reaches a certain value -- identified here as the critical Froude number  $Fr_{crit}$  of the



**Figure 4:** Air entrainment rate as a function of the Froude number  $Fr$  of the water flow and the low pressure in the bottom aerator

aerator. The latter is a function of aerator geometry. Thus the air entrainment function  $\beta_0$  can be described for an aerator geometry ( $\Delta p = 0$ ) with the following formula:

$$\beta_0 = C1 (Fr - Fr_{crit})^{C3} \quad (4)$$

The relationship between the air entrainment rate and the low pressure value according to equation (3) approximates a linear equation [5], so that it can be represented as:

$$\beta_p = \beta_0 - C2(\Delta p / \rho_w \cdot g \cdot y_w) \quad (5)$$

where the coefficient  $C2$  increases slightly as the Froude number increases.

Based on these findings, it is possible to represent the two-dimensional air entrainment function for any Froude number and variable low pressure values in the bottom aerator as follows:

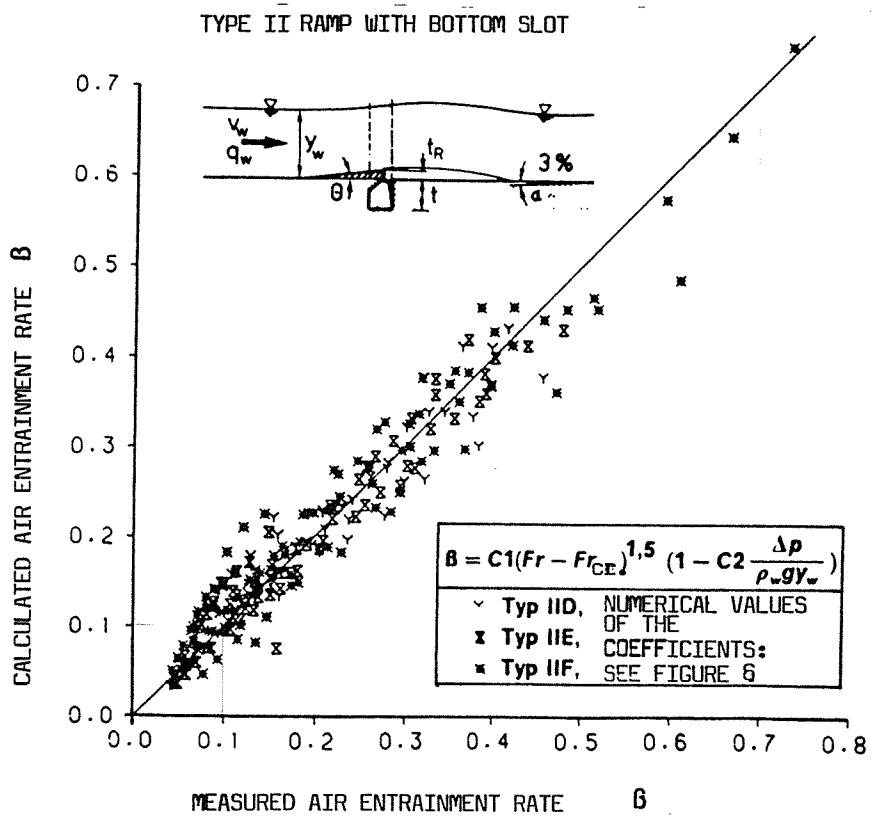
$$\beta = C1 (Fr - Fr_{crit})^{C3} (1 - C2 \Delta p / \rho_w \cdot g \cdot y_w) \quad (6)$$

A corresponding evaluation of measured data such as that represented in the example of a Type II aerator in *Figure 5* reveals that this empirical approach is satisfactory for determining air entrainment.

*Figure 6* illustrates the combination of the coefficients for the air entrainment function according to Equation (6) for the aerator geometries represented in Figure 3. Evaluation using the constant exponents ( $C_3 = 1.5$ ) was also included in this chart.

### 3.2 Air Flow in the Bottom Aerator

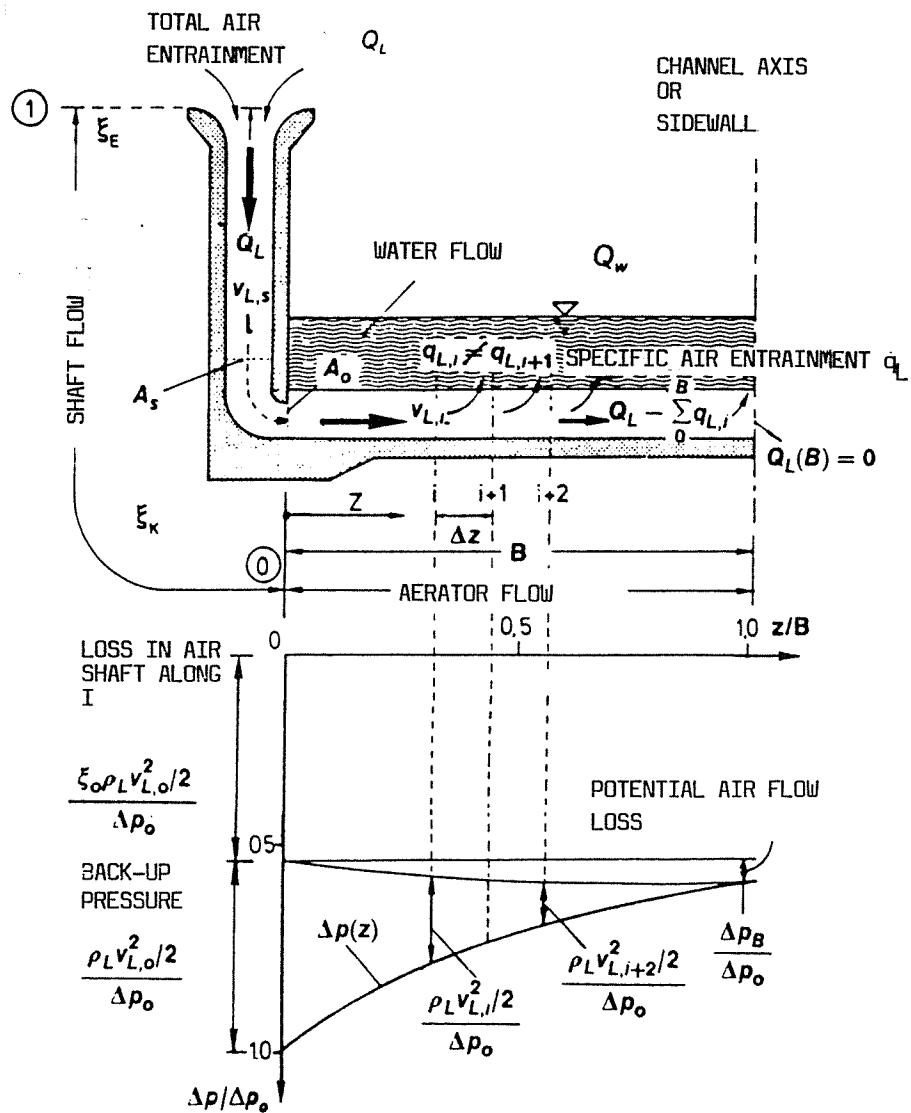
Air flow can be divided into two components, the shaft and the aerator flow. *Figure 7* illustrates the terms and variables used to identify the components of the system and includes the qualitative pressure curve in the bottom structure.



*Figure 5: Comparison between measured and calculated air entrainment rate based on the empirical air entrainment function*

SPECIFIC AIR ENTRAINMENT FUNCTION		$B = C1(Fr - Fr_{crit})^{C3} \left(1 - C2 \frac{\Delta p}{\rho_w g y_w}\right)$				
BOTTOM AERATOR		C3	VARIABLE		C3 = 1,5 = const.	
TYPE	$Fr_{crit}$	C1	C3	C2	C1	C2
I A	4,2	0,0196	1,565	0,4784	0,0205	0,0001
I B	3,2	0,0174	1,714	0,9092	0,0228	0,0001
I C	2,8	0,0168	1,854	1,5325	0,0247	0,0325
II D	3,8	0,0238	1,437	1,0970	0,0197	1,0920
II E	3,5	0,0182	1,585	1,3573	0,0212	1,3400
II F	3,5	0,0253	1,500	1,4448	0,0253	1,4447

**Figure 6: Coefficients for the air entrainment function of aerator geometries studied**



**Figure 7:** Definitive sketch for calculating air flow

### 3.2.1 Shaft Flow

Air flow in the intake system is called shaft flow. It includes the path of flow from the entrance into the intake system up to the intake crosssection  $A_o$  in the side-wall of the spillway. The flow of air passing along this path is constant and equal to the total air entrainment  $Q_L$ . Shaft flow can be calculated according to the classic procedure of flow mechanics. The Bernoulli equation yields the following for low pressure in the intake crosssection  $A_o$ :

$$\Delta p_o = \frac{\rho_L v_{L_o}^2}{2} \left( \frac{\lambda L}{4 r_{hy}} + \xi_E + \xi_K + \xi_U + 1.0 \right) \quad (7)$$

where:

$\xi_E, \xi_K, \xi_U$  Loss coefficient for entrance, elbow and reduction fitting loss (for  $A_s = A_o$ ), with reference to the entrance crosssection  $A_o$ .

$\lambda$  Moody coefficient of friction  $\lambda = f (4r_{hy}/k_s, Re)$

$r_{hy}$  in m Hydraulic radius of the air shaft

$L$  in m Length of the air flow path in the shaft

The following values can be used to estimate friction loss for the standard natural dimensions of the air intake system:

- Hydraulic radius  $r_{hy}$ : given the respective rectangular crosssection with side ratios  $a:b$  of between 1:1 and 1:3, this value lies between 0.25a and 0.375a and is usually smaller than 1.5 m for common air shaft dimensions.
- Path of air flow: in the range from 10 m to 15 m.
- Reynolds number: ( $Re = v_L * 4 r_{hy} / \nu_L$ ) where ( $v_L > 2 \text{m/s}$ ) is always greater than  $5 \cdot 10^6$ .
- where  $k_s$  is the equivalent sand roughness of the concrete,  $4 r_{hy} / k_s$  lies between 1,300 and 13,000.

These values yield a friction coefficient  $\lambda$  between 0.01 and 0.02 and a total coefficient of friction loss  $\lambda L / 4 r_{hy}$  between 0.025 and 0.05. In comparison to local losses, this value is usually negligible. The loss coefficients for local losses can be taken from the literature, e.g. [9].

### 3.2.2 Aerator Flow

Air flowing in the bottom structure transverse of the water flow is called aerator flow. From the entrance crosssection  $A_0$  to the channel axis, or in the case of one-sided aeration up to the opposite sidewall, the flow of air through the system decreases from the value of the total air entrainment  $Q_L$  to the value 0 because of air entrainment in the water flow. This produces a pronounced low pressure gradient in the transverse section.

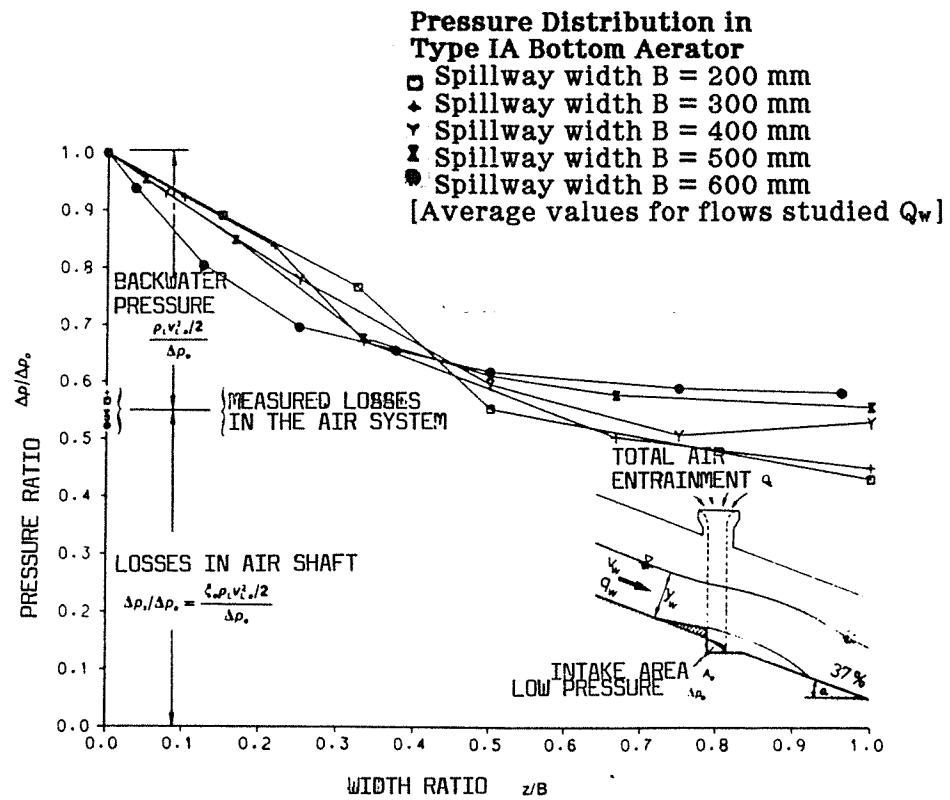
Based on the calculation of shaft flow, the low pressure  $\Delta p_0$  in the entrance crosssection  $A_0$ , the dynamic pressure  $\rho_L v_{L0}^2/2$ , and thus the pressure loss up to  $A_0$  are all known. Assuming for the sake of simplification that losses in aerator flow are negligible in comparison to shaft flow, the following equation can be used to determine the low pressure value at the end of the aerator flow (see Figure 7):

$$\Delta p_B = \Delta p_0 - \frac{1}{2} \rho_L v_{L0}^2 \quad (8)$$

The assumption on which Eq. (8) is based has been confirmed by model studies using a full three-dimensional model of a spillway with aerators as shown in Figure 3 [5]. Channel width  $B$  was varied using a sliding bulkhead and total air entrainment was measured for various flow conditions with the respective low pressure curve.

*Figure 8* shows a non-dimensional representation of the measured distributions with the low pressure  $\Delta p_0$  in the entrance crosssection  $A_0$  and the respective channel width  $B$  as a reference variable. This graph indicates on the one hand that the curve is independent of channel width, and on the other hand that we can safely assume zero losses in aerator flow. Loss in shaft flow, however, cannot be disregarded.

Model studies also confirm that the crosssectional surface can be assumed to be constant for calculating aerator flow and that the entrance area  $A_0$  can be used as a good approximation of this value.



**Figure 8: Measured pressure distribution in Type I bottom aerator for variable spillway width**

### 3.2.3 Total Air Entrainment

Based on the cited factors, when the air entrainment function according to Equation (6) is known, it is possible to determine the low pressure curve across the spillway in the bottom structure. This is accomplished using the energy equation and viewing the crosssection in sections, working step by step from the edge of the spillway to the middle under the control condition that the sum of the calculated air entrainment rate  $q_{L1}$  for each step width  $\Delta z$  is equal to the total air entrainment  $Q_L$  on which the calculation is based. The iterative calculation can be divided into the following steps:

1. Determination of an estimated value for total air entrainment ( $Q_L = q_L * B$ ) from Equation (6), assuming average low pressure of  $\Delta p$  (meaningful value 2.0 to 8.0 kPa).

2. Determination of low pressure  $\Delta p_o$  in the entrance crosssection  $A_o$  according to equation (7) and of  $\Delta p_B$  in the center of the spillway (or on the opposite wall) according to Equation (8).
3. Determination of air intake  $q_{L1}$  for a specified step width  $\Delta z$  according to Equation (6) with low pressure  $\Delta p_o$  (see Figure 7).
4. Low pressure  $\Delta p_1$  is derived from the sum of the backwater pressure ( $\rho_L \cdot v_{L,1}^2 / 2$ ) at that point ( $i=1$ ) (air velocity  $v_{L,1} = (Q_L - \Delta z q_{L,1}) / A_o$ ) and low pressure  $\Delta p_B$ .
5. Determination of air entrainment  $q_{L,i+1}$  based on Equation (6) using the low pressure calculated in Point 4, followed by calculation steps analogous to Point 3.

The calculation sequence is continued up to ( $z = B$ ) and iterated until  $(\sum q_{L,i} = Q_L)$ . This calculation can be easily performed using a pocket calculator or a computer program. The decisive factor here is that water flow is coupled with air flow by using the air entrainment function in conjunction with the air flow calculation, hence accounting for the interaction of both flows.

#### **4. Influence of the Bottom Aerator on Water Flow**

In addition to achieving the desired protection from cavitation erosion, installation of the bottom aerator, combined with subsequent air entrainment, leads to changes in flow, which must be accounted for in the design of the spillway and particularly in the energy generation system.

##### **4.1 Hydrodynamic Load at the Jet Impact Point**

The bottom structure causes a water jet to rise from the bottom. Depending on the geometry of the aerator, it spurts between 10 m and 25 m, at which point it strikes the bottom of the spillway again. This leads to hydrodynamic loads at the point of impact. The size and fluctuation of these loads can exceed the hydrostatic water pressure considerably. (See [5] for examples.)

#### **4.2 Inception of Surface Aeration at the Bottom Aerator**

Observations from both field and model studies indicate that surface aeration begins directly at the aerator for bottom aerators with deflectors. Presumably this is attributable to abrupt pressure displacement in the water jet directly after exiting the ramp. Generation of supplemental turbulence is associated with this phenomenon, comparable to that experienced with abrupt widening in a pipe flow, which can trigger self-aeration on the surface. Based on field observations, Pinto [14] indicates that surface aeration generated in this fashion in the Foz do Areia spillway achieved values as high as 48%, which is much greater than values for anticipated surface aeration without a bottom aerator. In this case, surface aeration was not calculated to begin until further downstream.

#### **4.3 Increased Water Depth Due to Entrained Air**

Downstream of the bottom aerator, water depth increases as a result both of air entrainment at the bottom aerator as well as of the initiation of surface aeration. This effect, which is called "bulking" in the context of the self-aeration problem, can be approximated assuming that the flow velocity of the water-air mixture  $v_{WL}$  is equal to the flow velocity of the clear water  $v_w$ , estimated to be:

$$y_{WL} = (1/(1-\bar{c}))y_w \quad (9)$$

where:  $y_w$  = clear water without air component  
 $\bar{c}$  = air concentration for average depth

If we use only the air entrainment rate  $\beta$  as the basis for the bottom limit for determining the depth of the water-air mixture, Equation (9) can be represented as:

$$y_{WL} = (1+\beta)y_w \quad (10)$$

which yields a reference value for water depth that must be taken into account in determining the height of the side wall.

#### **4.4 Spray Formation on the Surface of the Water**

Bottom aeration, combined with the initiation of surface aeration, often leads to average air concentrations downstream of the aerator that are far greater than the maximum transport equilibrium concentration for the water flow. Consequently, this generates air detrainment on the surface of the water, combined with heavy water vapor and spray formation, which can also be observed in small scale model studies. This must also be taken into account when designing the side wall.

#### **4.5 Energy Loss due to the Air Entrainment, Mixing and Transport Process**

Both the air entrainment process along the aerator jet, as well as the mixing and transport process in the flow of the water-air mixture downstream of the bottom aerator require energy, which must therefore be withdrawn from the water flow. Comparison of the kinetic energy of spillway flow with the maximum kinetic energy of the air flow in the bottom aerator reveals that the latter amounts to only 0.5% to 1% of the water flow, even for very high air entrainment rates 8. This means that energy loss due to the air entrainment process amounts to a maximum 0.5% to 1% of the kinetic energy in spillway flow and is thus negligible.

Energy loss resulting from the air mixture and transport process is analogous to these values. The amount of energy loss in this kind of case for non-uniform flow with the air concentration varying along the course of flow has not been researched at this time and consequently cannot be clearly indicated. However, an estimated magnitude [5] using results for uniform flow with surface aeration indicates that this energy loss is also negligible for the purpose of hydraulic design. At least one remains on the safe side with respect to the design dimensions of the energy generation system.

#### **4.6 Increased Acceleration along the Path of the Jet**

Along the path of the water jet at the bottom aerator there is a no-flow boundary on the bottom side of the jet. Hence wall friction (aside from that for the two side walls no longer counteracts the flow in this area. This means that the flow will

experience increased acceleration along the path of the water jet. It is possible to approximate this acceleration by decreasing the bottom friction loss or setting it equal to zero in the previous determination of the length of the water jet [5].

#### 4.7 Increased Acceleration due to the Reduction of Shear Stress on the Bottom

High air concentrations occur downstream of the impact point. This phenomenon decreases as one moves away from the impact point, but it should not sink below a value of 5% to 8% simply because of the need to maintain minimum bottom concentration in order to prevent cavitation. The resulting decrease in the friction coefficient will also accelerate the flow, as can be demonstrated with the following considerations. If we substitute the density of the water-air mixture  $\rho_{WL}$  for the water density  $\rho_w$  in the definition of the bottom shear stress:

$$\tau_s = (\lambda_w/8) (\rho_w v_w^2) \quad (11)$$

where  $\lambda_w$  is Moody's coefficient of friction, we can then simplify the equation to:

$$\rho_w L = \rho_w (1 - \bar{c}) \quad (12)$$

It is also necessary to account for the fact that only the air concentration  $c_s$  near the bottom is significant, hence it follows from Equations (11) and (12) for the bottom shear stress of the water mixture that:

$$\tau_{s,wL} = (\lambda_w/8) \cdot (\rho_w (1 - c_s) v_w^2) \quad (13)$$

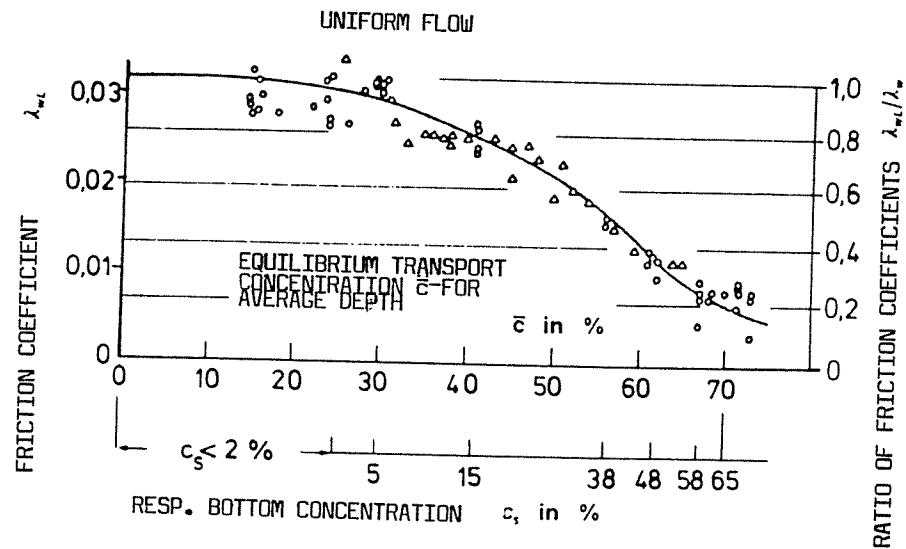
The ratio of the bottom shear stress values for clear water depth and the flow of the water-air mixture, and thus for the influence of friction as well, can thus be represented as:

$$\tau_{s,wL} / \tau_s = (1 - c_s) \quad (14)$$

This indicates that the influence of friction on the bottom decreases as the air concentration increases, thus accelerating the flow.

We can estimate this effect using Wood's work [22], which indicates the relationship between the coefficient of friction and the transport equilibrium concentration in uniform flow for an average depth [Figure 9]. If we add the bottom concentrations  $c_s$  associated with these air concentrations  $\bar{c}$  as an additional axis in Figure 9, it is possible to ascertain that although the coefficient of friction decreases considerably beginning with average concentrations  $\bar{c}$  of over 30%, this is nonetheless associated with significantly lower bottom concentrations. Even for a minimum bottom concentration of only 5%, the change in the coefficient of friction is clearly visible. However, since actual bottom concentrations are considerably greater than this 5% over broad stretches, it is wise to assume, particularly in the case of several successive bottom aerators, that the acceleration effect due to decreased bottom friction is significant. This means that flow in the spillway will be faster than it would be without bottom aeration, which has been described in field observations [10].

Using Figure 9 it is possible to estimate flow velocities downstream of the impact point provided one knows the amount of air entrained in the bottom aerator (see Point 3).



**Figure 9:** The coefficient of friction as a function of the air concentration

## 5. Summary and Outlook

Currently we do not yet have any definitive formulas that take all listed phenomena into account for the exact calculation of air entrainment in a bottom aerator and for the flow of the water-air mixture downstream of the aerator. Nonetheless, the discussion introduced here indicates that satisfactory calculations can be made for practical air entrainment conditions for a large number of different bottom aerator geometries (*Figure 10*) using an empirical air entrainment function [5] that accounts for air flow in the bottom aerator. It is also possible to use standard hydraulic calculation procedures for the section-by-section description of the influence of bottom aeration on flow downstream of the bottom aerator. In this context, it is definitely significant that water flow with bottom aeration exhibits higher flow velocities than flow without bottom aeration.

In closing, it is important to note that neither the air entrainment mechanism nor flow behavior of the water-air mixture downstream of the bottom aerator has yet been adequately researched and that appropriate calculation procedures still need to be developed for this purpose. Consequently, studies using hydraulic models will remain an important aid in finalizing spillway designs, but the design concept described here can significantly shorten the draft phase.

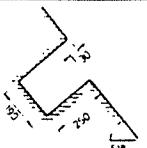
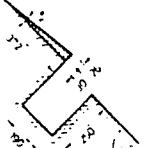
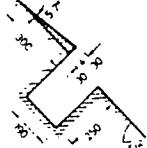
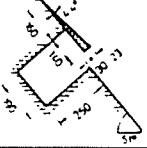
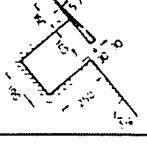
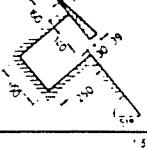
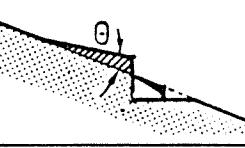
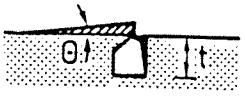
SPECIFIC AIR ENTRAINMENT FUNCTION				$B = C_1(Fr - Fr_{crit})^{C_3} \left(1 - C_2 \frac{\Delta p}{\rho_w g y_w}\right)$				
AERATOR TYPE	$\alpha$	$\theta$	SKETCH	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$Fr_{crit}$	COMMENTS
STEP BOTTOM GROOVE	$51^\circ$	-		0,013 ±0,005	0,86 ±0,10	1,27 ±0,15	1,9 ±0,2	DATA & $Fr_{crit}$ from [18]
RAMP + STEP BOTTOM GROOVE	$51^\circ$	$4^\circ$		0,056 ±0,01	1,87 ±0,15	1,15 ±0,15	1,0 ±0,2	DATA & $Fr_{crit}$ from [18]
RAMP + STEP BOTTOM GROOVE	$51^\circ$	$5,7^\circ$		0,065 ±0,005	2,35 ±0,20	1,15 ±0,15	1,01 -	DATA & $Fr_{crit}$ from [18]
RAMP + STEP NARROW BOTTOM GROOVE	$51^\circ$	$4,4^\circ$		0,045 ±0,005	2,20 ±0,10	1,16 ±0,05	0,68 -	DATA & $Fr_{crit}$ from [8]
RAMP + STEP NARROW BOTTOM GROOVE	$51^\circ$	$5,7^\circ$		0,055 ±0,005	3,16 ±0,10	1,18 ±0,05	0,67 -	DATA & $Fr_{crit}$ from [8]
RAMP + STEP NARROW BOTTOM GROOVE	$51^\circ$	$7,4^\circ$		0,055 ±0,005	4,00 ±0,10	1,26 ±0,05	1,05 -	DATA & $Fr_{crit}$ from [8]
RAMP	$14,5^\circ$	$7,1^\circ$		0,039 ±0,010	1,06 ±0,01	1,55 ±0,10	3,0 ±0,5	DATA & $Fr_{crit}$ from [18]
RAMP TYPE IA TYPE IB TYPE IC	$20,3^\circ$ $6,54^\circ$ $7,9^\circ$	$5,2^\circ$ $6,54^\circ$ $7,9^\circ$		0,0196 0,0174 0,0168	0,478 0,909 1,532	1,565 1,714 1,854	4,2 3,2 2,8	AUTHOR'S OWN TESTS IN [5]
RAMP TYPE IID BOT. TYPE IIE GROOVE TYPE IIIF	$1,71^\circ$	$5,71^\circ$		0,02 ±0,005	1,25 ±0,25	1,5 ±0,10	3,7 ±0,2	AUTHOR'S OWN TESTS IN [5]

Figure 10: Reference values for the coefficients of the air entrainment function for various types of bottom aerators

## Bibliography

- [1] ✓ Aksoy, Sahap, Ethembabaoglu, Sakir. "Cavitation Damage at the Discharge Channels of Keban Dam," 13th ICOLD Congress, New Delhi, 1979.
- [2] ✓ Hamilton, W.S. "Preventing Cavitation Damage to Hydraulic Structures," Water Power & Dam Construction, Nov., Dec. 1983, Jan. 1984.
- [3] Kobus, H. "Local Air Entrainment and Detrainment," IAHR Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures, Esslingen am Neckar, Sept. 1984, Paper 4.10, Proceedings (Editor: H. Kobus).
- [4] Kobus, H. "An Introduction to Air-water Flows in Hydraulics," Mitteilungen Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Vol. 61, October 1985.
- [5] Koschitzky, H.P. "Dimensionierungskonzept für Sohlbelüfter in Schußen zur Vermeidung von Kavitationsschäden" ["Design Concept for Bottom Aerators in Spillways for Prevention of Cavitation Damage"], Mitteilungen Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Vol. 65, July 1987.
- [6] ✓ Koschitzky, H.P., B. Westrich, H. Kobus. "Effects of Model Configuration, Flow Conditions and Scale in Modelling Spillway Aeration Grooves," IAHR Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures, Esslingen am Neckar, Sept. 1984, Paper 4.4, Proceedings (Editor: H. Kobus).
- [7] Koschitzky, H.P., B. Barczewski, "Theoretische und experimentelle Vorstudien zur Frage des Lufteintrags und Lufttransports an Sohlbelüfttern in Hochgeschwindigkeitsströmungen. Zwischenbericht zum DFG-Forschungs-vorhaben 'Lufteintrag an Sohlbelüfttern'" ["Theoretical and Experimental Preliminary Investigations on the Question of Air Entrainment and Air Transport at Bottom Aerators in High-speed Flow. Preliminary Report to the DFG [German Research Institute] Project 'Air Entrainment in Bottom Aerators,'" Wissenschaftlicher Bericht HWV No. 089, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, 1987.
- [8] Low Heng Seng. "Model Studies of Clyde Dam Spillway Aerators: Research Report 86-6." Department of Civil Engineering, University of Canterbury Christchurch, New Zealand, March 1986.
- [9] Miller, D.S. Internal Flow Systems. BHRA Fluid Engineering Series, Vol. 5, 1978.
- [10] Minor, E. "Erfahrungen mit Schußenbelüftung" ["Experience with Spillway Aeration"], 7th German Dam Symposium, March, 1987; Special edition of Wasserwirtschaft, Vol. 6, June 1987.
- [11] Minor, E. "Der Grundablaß der Wasserkraftanlage Alicura in Argentinien" ["The Sluiceway at the Alicura Power Plant in Argentina"], 7th German Dam Symposium, March, 1987; Special edition of Wasserwirtschaft, Vol. 6, June 1987.
- [12] Naudascher, E. "Kavitationsprobleme in Grundablässen" ["Cavitation Problems in Sluices"], Wasserwirtschaft 72, Vol. 3, 1982.
- [13] ✓ Peterka, A.J., "The Effect of Entrained Air on Cavitation Pitting," IAHR/ASCE Proceedings, Minnesota International Hydraulics Convention, Minneapolis, Minnesota, Sept. 1953.

## Bibliography, cont.

- [14] Pinto, H.L., "Model Evaluation of Aerators in Shooting Flow," IAHR Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures, Esslingen am Neckar, Sept. 1984, Paper 4.2, Proceedings (Editor: H. Kobus).
- [15] Russel, S.O., G.J. Sheehan, "Effect of Entrained Air on Cavitation Damage," Department of Civil Engineering, University of British Columbia, Canadian Journal of Civil Engineering, Vancouver, 1974.
- [16] Rutschmann, P., "Die transversale Druckverteilung unter Sprungstrahlen von Schußrinnenbelüftern -- Folgen für den Lufteintrag" ["The Transverse Pressure Gradient under Shooting Flow in Spillway Aerators -- Consequences for Air Entrainment"], Wasserwirtschaft, Vol. 5, 1987.
- [17] Rutschmann, P., P. Volkart, I.R. Wood, "Air Entrainment at Spillway Aerators," 9th Australasian Fluid Mechanics Conference, Auckland, Dec. 1986.
- [18] Tan, P., "Model Studies of Aerators on Spillways," Research Report No. 84-6, University of Canterbury Christchurch, New Zealand, Feb. 1984.
- [19] Vischer, D., "Kavitationen in Schußrinnen" ["Cavitation in Spillways"], 7th German Dam Symposium, March, 1987; Special edition of Wasserwirtschaft, Vol. 6, June 1987.
- [20] Volkart, P., "Sohlenbelüftung gegen Kavitationserosion in Schußrinnen" ["Bottom Aeration to Prevent Cavitation Erosion in Spillways"], Wasserwirtschaft 74, Vol. 9, Sept. 1984.
- [21] Volkart, P., P. Rutschmann, "Air Entrainment Devices (Air Slots)," Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie an der ETH Zürich, Vol. No. 72, 1984 (Editor: D. Vischer).
- [22] Wood, I.R., "Air Water Flows," 21st IAHR Congress, Melbourne, Australia, Aug. 1985.

Address of the author: Dr.-Ing. Hans-Peter Koschitzky, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Pfaffenwaldring 61, 7000 Stuttgart 80.

# Dimensionierung von Schußenbelüfttern

## The Design of Spillway Aerators

Frustanz  
Priority  
Tech. Difficulties  
Data

### Kurzfassung / Abstract

Für den Entwurf und die hydraulische Dimensionierung von Sohlbelüfttern in Schußen wird ein Dimensionierungskonzept vorgestellt, die Vorgehensweise bei der Dimensionierung wird erläutert. Den Schwerpunkt bildet die Dimensionierung eines Sohlbelüfters. Die hierzu erforderliche Lufteintragsfunktion wurde für verschiedene Belüftergeometrien durch hydraulische Modellversuche und anhand veröffentlichter Daten bestimmt. Für die Ermittlung des Gesamtlufteintrags unter Berücksichtigung der Interaktion zwischen Wasserströmung und Luftströmung im Belüfter wird ein Berechnungsansatz vorgestellt. Die Veränderung der Strömung durch den Einbau von Sohlbelüftern wird diskutiert und Ansätze für deren Abschätzung aufgezeigt.

*A design procedure for spillway aerators to prevent cavitation damages is presented and the design steps are explained. Necessary air entrainment functions for the design of different aerator geometries are given on the basis of hydraulic model investigations and of published data. A calculation method for the determination of the total air entrainment is given which considers the interaction between the water flow in the spillway and the air flow in the aerator. The influence of the aeration on the high-speed flow is discussed and calculation estimates are given.*

### 1 Vorbemerkungen

Durch Hochgeschwindigkeitsströmungen, wie sie in Betonschußen und Grundablässen auftreten, kann es durch Kavitation und die damit einhergehende Kavitationserosion innerhalb kurzer Zeit zu erheblichen Schäden an Anlagen kommen. Zahlreiche Schadensfälle bestätigen dies [1, 2, 10, 12].

Eine wirkungsvolle und heute auch an zahlreichen Anlagen bereits praktizierte Möglichkeit zur Vermeidung dieser Schäden stellt die Belüftung der Strömung mit Hilfe von Sohlbelüftern dar. Die hierbei zur Anwendung kommenden Belüftergeometrien sind zum Beispiel in [5, 21] umfassend dargestellt.

Bis heute ist zwar wissenschaftlich nicht eindeutig geklärt, auf welche Weise die dem Wasser beigemischte Luft die Kavitationschäden verhindert, es ist aber seit langem bekannt, daß bereits 5 % bis 8 % Luftgehalt [13] ausreichend sind, um Kavitationschäden zu vermeiden. Mehr noch zeigte Russel [15], daß selbst Schäden, die an Betonproben ohne Luftpumpe in einem Kavitationskanal bei 46 m/s innerhalb einer halben Stunde entstanden waren, an gleichen Proben nach Beimischung von 5 % Luft, selbst nach einer Betriebszeit von zwei Stunden, nicht mehr entstanden.

Die Wirksamkeit der Sohlbelüftung wird auch durch Erfahrungen an Naturausführungen bestätigt [2, 14]; so berichtet Minor [11] von einem betonierten Grundablaß, der nahezu ein Jahr lang mit Strömungsgeschwindigkeiten von über 40 m/s im Freispiegelabfluß betrieben wurde, ohne Kavitationschäden zu zeigen.

Allerdings darf nicht verschwiegen werden, daß es auch Anlagen gibt, die zwar im Hinblick auf die gewünschte Kavita-

tionsvermeidung zuverlässig arbeiten, aber durch zuviel eingesetzte Luft ein unerwünschtes Abflußgeschehen zeigen. So kann zuviel eingesetzte Luft die Wassertiefe übermäßig vergrößern, was insbesondere bei Grundablässen vermieden werden muß. Außerdem wurde der Tatsache, daß durch die eingesetzte Luft die Strömung im Vergleich zur Klarwasserströmung schneller wird [5, 22], bisher offensichtlich nicht ausreichend Rechnung getragen, wie auch Ausführungen in [10] bestätigen.

### 2 Benötigte Entwurfsgrundlagen

Bei der Dimensionierung von Schußen mit Sohlbelüftern muß für eine vorliegende Anlagensituation der Sohlbelüftertyp, dessen Einbauort, der Belüfterabstand, die Anzahl und das Luftpumphysystem festgelegt werden. Darüber hinaus muß die Veränderung des Abflußgeschehens in der Schuße durch den Einbau der Belüfter abgeschätzt und insbesondere die Auswirkungen der Belüftung auf die anschließende Energieumwandlungsanlage berücksichtigt werden.

Hierfür wurde ein Dimensionierungskonzept erarbeitet [5], dessen Hauptbestandteile in Bild 1 dargestellt sind. Dabei

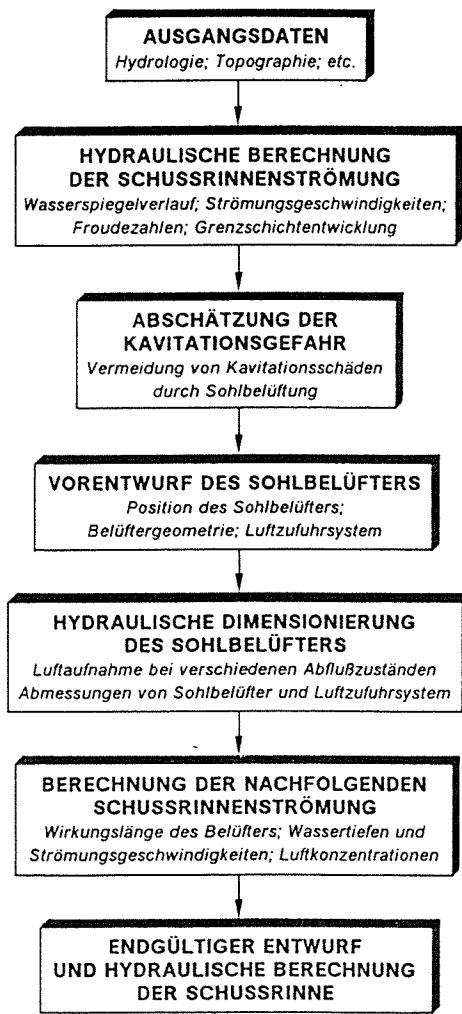


Bild 1: Bausteine des Dimensionierungskonzeptes

wird sowohl auf die Berechnung der Schuhrinnenströmung ohne Sohlbelüftung, als auch auf die Abschätzung der Kavitationsgefahr entlang des Fließweges, die verschiedenen Maßnahmen zur Vermeidung von Kavitationschäden und auf die Veränderung der Schuhrinnenströmung durch die Sohlbelüftung eingegangen. Der Schwerpunkt liegt auf dem Entwurf und der hydraulischen Dimensionierung der Sohlbelüfter, wofür mit Hilfe von hydraulischen Modellversuchen ein Berechnungsansatz aufgestellt wurde, der die Interaktion zwischen der Luftströmung im Sohlbelüfter und der Wasserströmung in der Schuhrinne berücksichtigt.

### 3 Lufteintrag an einem Sohlbelüfter

Ein Sohlbelüfter (Bild 2) besteht aus zwei Hauptelementen.

- der Soleinbau (oft als Sohlbelüfter bezeichnet)
- das Luftzufuhrsystem.

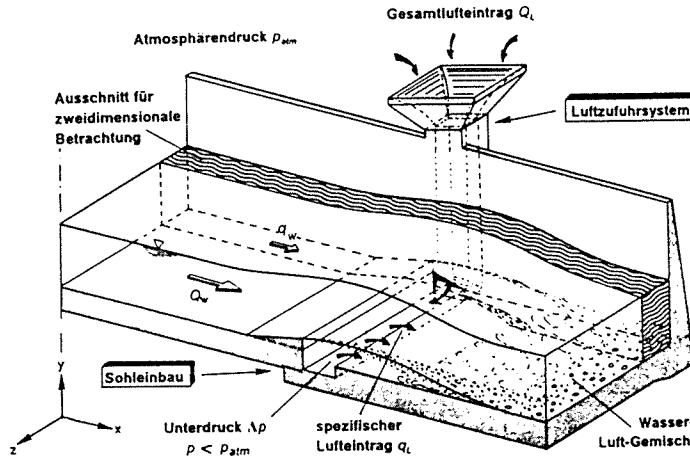


Bild 2: Prinzipskizze eines Sohlbelüfters

Jedes Teilsystem für sich gesehen, hat seine eigene Strömungscharakteristik [3, 4, 6]. Analog wie bei Rohr-Pumpenkennlinien wird der Schnittpunkt dieser beiden Charakteristiken in einem  $Q_L - \Delta p$  Diagramm oft als Arbeitspunkt bezeichnet [16, 20].

Bei einer Veränderung der Wasserströmung, zum Beispiel durch Zunahme des Abflusses, verschiebt sich dieser „Arbeitspunkt“ und somit ändert sich auch der Unterdruck und die Luftströmung. Erschwerend kommt hinzu, daß der Unterdruck – hervorgerufen durch die Luftströmung im Soleinbau – in Rinnenquerrichtung nicht konstant ist [5, 14, 16]. Das heißt, daß selbst bei konstanter Wasserströmung der Arbeitspunkt in Rinnenquerrichtung variiert und somit der spezifische Lufteintrag  $q_L$   $\text{m}^2/\text{s}$  in Rinnenquerrichtung nicht konstant ist. Diese Interaktion zwischen Luft- und Wasserströmung muß bei der Ermittlung des Lufteintrags an Sohlbelüftern berücksichtigt werden.

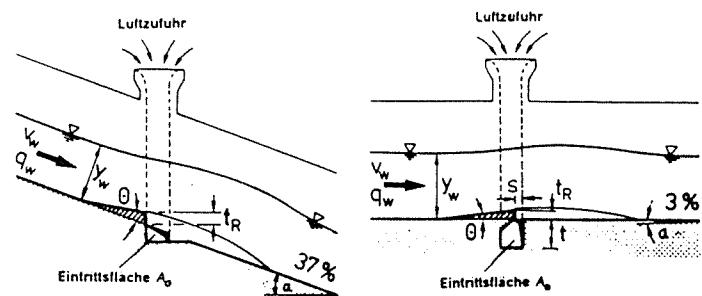
#### 3.1 Zweidimensionale Lufteintragsfunktion

Zur Frage der Physik des Lufteintrags gibt es zwar grundsätzliche Überlegungen [3] und Gedankenmodelle [5, 7], eine Möglichkeit, den Lufteintragsmechanismus formelmäßig exakt zu beschreiben, gibt es aber noch nicht. Wegen der Komplexität dieses Problems ist hiermit in naher Zukunft auch nicht zu rechnen. Deshalb muß versucht werden, empirische Ansätze zu entwickeln. Aufgrund dimensionsanalytischer Überlegungen kann gezeigt werden, daß die Lufteintragsrate  $\beta$  für eine Sohlbelüftergeometrie als Funktion der Froudezahl  $Fr$  der Wasserströmung und eines dimensionslosen Druckparameters  $\Delta p / \rho_w \cdot g \cdot y_w$  dargestellt werden kann:

$$\beta = q_L / q_w = f(Fr; \Delta p / \rho_w \cdot g \cdot y_w) \quad (\text{bei gegebener Geometrie}) \quad (1)$$

mit:	$q_L$ in $\text{m}^3/\text{s}$	= spezifischer Lufteintrag
	$q_w$ in $\text{m}^3/\text{s}$	= spezifischer Abfluß
	$Fr$	= Froudezahl = $v_w / \sqrt{g \cdot y_w}$
	$y_w$ in m	= Klarwassertiefe
	$\Delta p$ in Pa	= Unterdruck im Sohlbelüfter
	$\rho_w$ in $\text{kg}/\text{m}^3$	= Dichte des Wassers
	$g$ in $\text{m}/\text{s}^2$	= Normalfallbeschleunigung

Zur Bestimmung der empirischen zweidimensionalen Lufteintragsfunktion wurden umfangreiche Modellversuche an zwei Grundtypen von Sohlbelüfttern (Bild 3) durchgeführt. Typ I stellt eine Rampe dar für die Anwendung in steilen Rinnen, Typ II eine Sohnut mit Rampe für flache Rinnen bzw. Grundablässe.



Typ I: Rampe

Typ II: Rampe mit Sohnut

Typ	$t_R$ (mm)	$\theta$ ( $^\circ$ )	$A_0$ ( $\text{cm}^2$ )	$s$ (mm)	$t$ (mm)
Rinnenneigung: 37 % $\hat{=}$ $\alpha = 20.30^\circ$					
IA	25,0	5,20	215,00	-	-
IB	31,3	6,54	215,00	-	-
IC	37,5	7,90	215,00	-	-
Rinnenneigung: 3 % $\hat{=}$ $\alpha = 1.72^\circ$					
IID	40,0	5,71	312,50	75	225
IIE	50,0	5,71	312,50	75	225
IIF	50,0	5,71	250,12	100	175

Bild 3: Untersuchte Sohlbelüftertypen

Die Modellversuche wurden in einem zweidimensionalen Ausschnittmodell durchgeführt, welches im Detail in [5, 6] beschrieben ist. Im Modell wurde der Unterdruck im Sohlbelüfter variiert und durch den Einsatz eines Gebläses bis auf den Wert null reduziert. Damit konnte die Abhängigkeit der Lufteintragsrate von der Wasserströmung

$$\beta_0 = f_0( Fr ) \quad (\text{für } \Delta p / \rho_w \cdot g \cdot y_w = 0) \quad (2)$$

sowie bei gegebener Froudezahl die Änderung von  $\beta$  mit dem Druckparameter

$$\beta_p = f_p(\Delta p / \rho_w \cdot g \cdot y_w) \quad (\text{für } Fr = \text{const.}) \quad (3)$$

ermittelt werden.

Die Auftragung der Ergebnisse in Bild 4 verdeutlichen, daß mit wachsender Froudezahl einerseits und mit abnehmendem

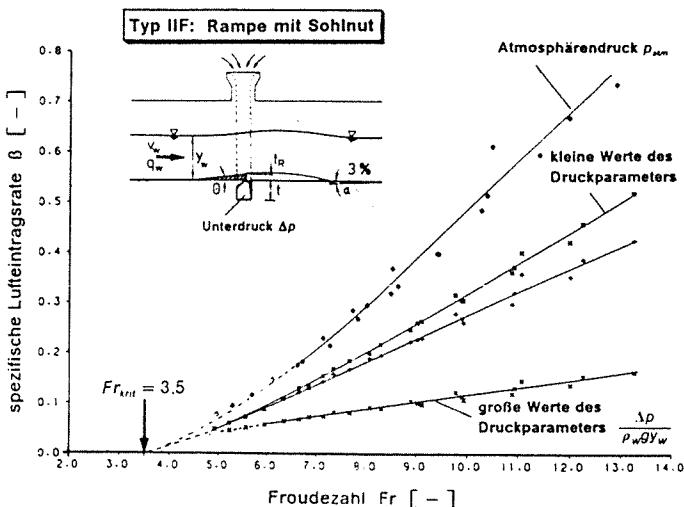


Bild 4: Abhängigkeit der Lufteintragsrate von der Froudezahl Fr der Wasserströmung und dem Unterdruck im Sohlbelüfter

Betrag des Druckparameters andererseits die spezifische Lufteintragsrate zunimmt. Darüber hinaus wird aus Bild 4 auch ersichtlich, daß ein signifikanter Lufteintrag erst ab einem gewissen Wert der Froudezahl – als kritische Froudezahl  $Fr_{krit}$  des Belüfters bezeichnet – beginnt. Letztere hängt von der Belüftergeometrie ab.

Die Lufteintragsfunktion  $\beta_0$  für eine Belüftergeometrie ( $\Delta p = 0$ ) kann somit durch den Ansatz:

$$\beta_0 = C1 (Fr - Fr_{krit})^{C3} \quad (4)$$

beschrieben werden. Der Zusammenhang zwischen der Lufteintragsrate und dem Unterdruck nach Gleichung (3) erwies sich in guter Näherung als linear [5], so daß er dargestellt werden kann als:

$$\beta_p = \beta_0 - C2 (\Delta p / \rho_w \cdot g \cdot y_w) \quad (5)$$

wobei der Koeffizient  $C2$  mit wachsender Froudezahl leicht zunimmt.

Auf Grund dieser Erkenntnisse ist es damit möglich, die zweidimensionale Lufteintragsfunktion für beliebige Froudezahlen und variablen Unterdruck im Sohlbelüfter wie folgt darzustellen:

$$\beta = C1 (Fr - Fr_{krit})^{C3} (1 - C2 \Delta p / \rho_w \cdot g \cdot y_w) \quad (6)$$

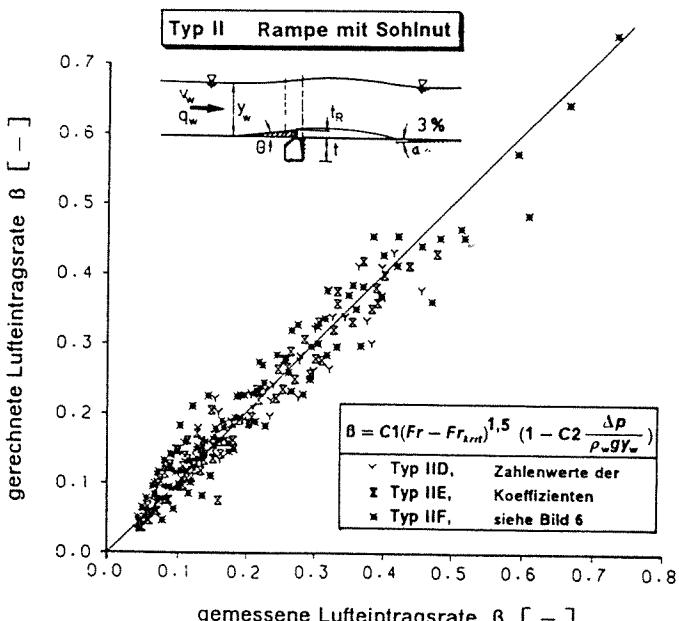


Bild 5: Vergleich zwischen Messung und der mit der empirischen Lufteintragsfunktion berechneten Lufteintragsrate

Eine entsprechende Auswertung der Meßdaten, wie sie beispielhaft für den Belüftertyp II im Bild 5 dargestellt ist, zeigt, daß mit diesem empirischen Ansatz der Lufteintrag zufriedenstellend ermittelt werden kann.

Die Zusammenstellung der Koeffizienten für die Lufteintragsfunktion nach Gleichung (6) für die in Bild 3 dargestellten Belüftergeometrien zeigt Bild 6. Zusätzlich wurde die Auswertung mit konstantem Exponenten ( $C3 = 1,5$ ) mit aufgenommen.

spezifische Lufteintragsfunktion $\beta = C1 (Fr - Fr_{krit})^{C3} (1 - C2 \frac{\Delta p}{\rho_w \cdot g \cdot y_w})$						
Sohlbelüfter		C3 variabel		C3 = 1,5 = const.		
Typ	$Fr_{krit}$	C1	C3	C2	C1	C2
I A	4,2	0,0196	1,565	0,4784	0,0205	0,0001
I B	3,2	0,0174	1,714	0,9092	0,0228	0,0001
I C	2,8	0,0168	1,854	1,5325	0,0247	0,0325
II D	3,8	0,0238	1,437	1,0970	0,0197	1,0920
II E	3,5	0,0182	1,585	1,3573	0,0212	1,3400
II F	3,5	0,0253	1,500	1,4448	0,0253	1,4447

Bild 6: Koeffizienten für die Lufteintragsfunktion der untersuchten Sohlbelüftergeometrien

### 3.2 Luftströmung im Sohlbelüfter

Die Luftströmung kann in zwei Abschnitte, die Schacht- und die Belüfterströmung, unterteilt werden. Diese sind im Bild 7 mit den zugehörigen Bezeichnungen und dem qualitativen Druckverlauf im Sohleinbau dargestellt.

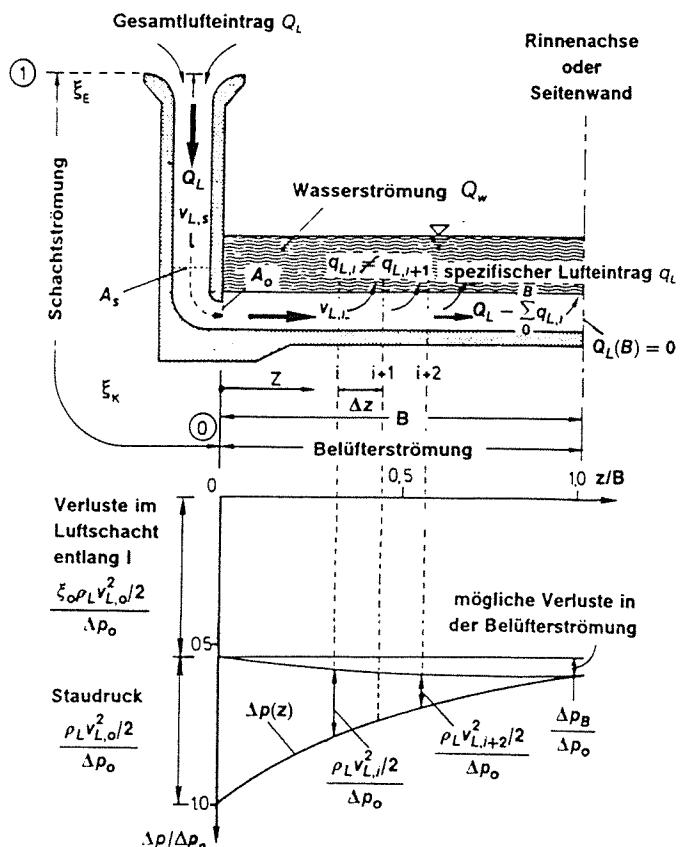


Bild 7: Definitionsskizze für die Luftströmungsberechnung

### 3.2.1 Schachtströmung

Als Schachtströmung wird die Luftströmung im Zufuhrsystem bezeichnet. Sie umfaßt den Strömungsweg vom Eintritt ins Zufuhrsystem bis zum Eintrittsquerschnitt  $A_o$  in der Schürrinnenseitewand. Entlang dieser Strömung ist der Luftdurchfluß konstant und gleich dem Gesamtlufteintrag  $Q_L$ . Die Schachtströmung kann nach den klassischen Methoden der Strömungsmechanik berechnet werden. Aus der Bernoulli-Gleichung ergibt sich für den Unterdruck im Eintrittsquerschnitt  $A_o$ :

$$\Delta p_o = \rho L v_{L,o}^2 / 2 (\lambda / 4 r_{hy} + \xi_E + \xi_K + \xi_U + 1,0) \quad (7)$$

mit:

$\xi_E$ ,  $\xi_K$ ,  $\xi_U$  Verlustbeiwert für den Einlauf-, Krümmer- und Übergangsverlust (für  $A_s = A_o$ ), bezogen auf den Eintrittsquerschnitt  $A_o$   
 $\lambda$  Reibungsbeiwert nach Moody ( $\lambda = f(4r_{hy}/k_s, Re)$ )  
 $r_{hy}$  in m hydraulischer Radius des Luftschautes  
 $l$  in m Fließweg der Schachtströmung

Eine Abschätzung des Reibungsverlusts kann für die üblichen Naturabmessungen der Luftzufuhrsysteme mit den folgenden Werten vorgenommen werden:

- hydraulischer Radius  $r_{hy}$ : bei den vorkommenden Rechteckquerschnitten mit Seitenverhältnissen  $a:b$  von 1:1 bis 1:3 liegt dieser zwischen 0,25 a und 0,375 a und ist bei den gebräuchlichen Abmessungen der Luftschaute, in der Regel kleiner als 1,5 m.
- Fließweg der Luft: im Bereich von 10 m bis 15 m.
- Reynoldszahl: ( $Re = v_L \cdot 4 r_{hy} / \nu_L$ ) mit ( $v_L > 20 \text{ m/s}$ ) ist immer größer  $5 \cdot 10^6$ .
- $4 r_{hy} / k_s$ : mit  $k_s$  als äquivalenter Sandrauheit des Betons, liegt zwischen 1300 und 13000.

Damit ergibt sich ein Reibungsbeiwert  $\lambda$  zwischen 0,01 und 0,02 und ein Gesamtreibungsverlustbeiwert  $\lambda / 4 r_{hy}$  zwischen 0,025 bis 0,05. Im Vergleich zu den örtlichen Verlusten kann dieser in der Regel vernachlässigt werden. Die Verlustbeiwerte für die örtlichen Verluste können aus der Literatur entnommen werden, z.B. [9].

### 3.2.2 Belüfterströmung

Als Belüfterströmung wird die Luftströmung im Sohleinbau bezeichnet, welche quer zur Wasserströmung im Sohleinbau verläuft. Vom Eintrittsquerschnitt  $A_o$  bis zur Rinnenachse, bzw. bei einseitiger Belüftung bis zur gegenüberliegenden Seitenwand, nimmt der Luftdurchfluß wegen des Lufteintrags in die Wasserströmung vom Wert des Gesamtlufteintrags  $Q_L$  bis auf den Wert 0 ab, wodurch es zu einer ausgeprägten Unterdruckverteilung in Querrichtung kommt.

Ausgehend von der Schachtströmungsberechnung sind sowohl der Unterdruck  $\Delta p_o$  im Eintrittsquerschnitt  $A_o$ , der dynamische Druck  $\rho L v_{L,o}^2 / 2$  und somit auch der Druckverlust bis zu  $A_o$  bekannt. Unter der vereinfachten Annahme, daß die Verluste in der Belüfterströmung gegenüber denen der Schachtströmung vernachlässigbar sind, kann der Unterdruck am Ende der Belüfterströmung bestimmt werden zu (siehe Bild 7):

$$\Delta p_B = \Delta p_o - \rho L v_{L,o}^2 / 2 \quad (8)$$

Die der Gleichung (8) zugrunde gelegte Annahme wurde durch Modellversuche in einem dreidimensionalen Vollmodell einer Schürrinne mit den Belüftern nach Bild 3 bestätigt [5]. Durch eine verschiebbare Trennwand wurde die Rinnebreite  $B$  variiert und für verschiedene Abflußzustände der Gesamtlufteintrag mit dem zugehörigen Unterdruckverlauf gemessen.

Eine dimensionslose Darstellung der gemessenen Verteilungen (Bild 8) mit dem Unterdruck  $\Delta p_o$  im Eintrittsquerschnitt  $A_o$  und der jeweiligen Rinnebreite  $B$  als Bezugsgröße zeigt, daß einerseits der Verlauf unabhängig von der Rinnebreite ist und

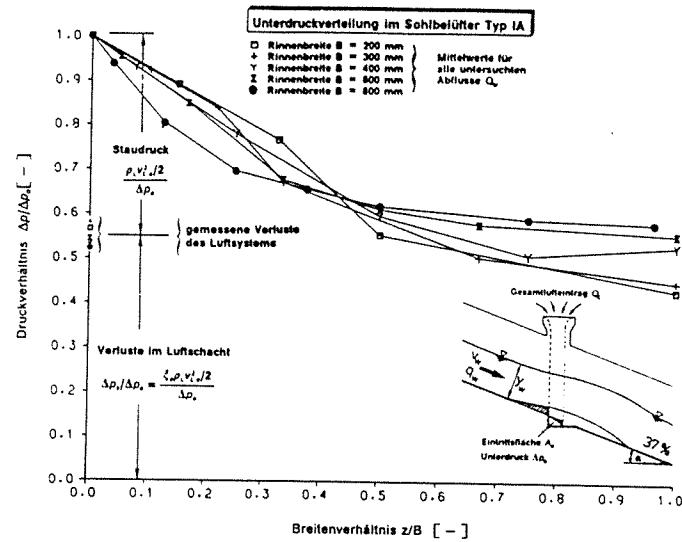


Bild 8: Gemessene Unterdruckverteilung im Sohleinbau Typ I bei variabler Schürrinnenbreite

andererseits die Verluste in der Belüfterströmung zu null angenommen werden können. Der Verlust in der Schachtströmung kann hingegen nicht vernachlässigt werden.

Die Modelluntersuchungen bestätigten auch, daß die Querschnittsfläche für die Berechnung der Belüfterströmung als konstant angenommen und in guter Näherung hierfür die Eintrittsfläche  $A_o$  angesetzt werden kann [5].

### 3.2.3 Gesamtlufteintrag

Aufgrund der genannten Tatsachen kann bei bekannter Lufteintragsfunktion nach Gleichung (6) der Unterdruckverlauf quer zur Schürrinne im Sohleinbau abschnittsweise mit Hilfe der Energiegleichung bestimmt werden. Die Berechnung erfolgt schrittweise von der Rinnenwand bis zur Rinnenmitte mit der Kontrollbedingung, daß die Summe der pro Schrittweite  $\Delta z$  berechneten Lufteintragsraten  $q_{L,i}$  gleich dem der Berechnung zugrunde gelegten Gesamtlufteintrag  $Q_L$  ist. Die iterativen Berechnung läßt sich in die folgenden Schritte unterteilen:

1. Ermittlung eines Schätzwertes für den Gesamtlufteintrag ( $Q_L = q_L \cdot B$ ) aus Gleichung (6) mit einem angenommenen mittleren Unterdruck  $\Delta p$  (sinnvoller Wert 2,0 bis 8,0 kPa).
2. Bestimmung des Unterdrucks  $\Delta p_o$  im Eintrittsquerschnitt  $A_o$  nach Gleichung (7) und von  $\Delta p_B$  in Rinnenmitte (bzw. an der gegenüberliegenden Wand) nach Gleichung (8).
3. Ermittlung des Lufteintrags  $q_{L,i}$  für eine festgelegte Schrittweite  $\Delta z$  nach Gleichung (6) mit dem Unterdruck  $\Delta p_o$  (siehe Bild 7).
4. Der Unterdruck  $\Delta p_1$  ergibt sich aus der Summe des Staudrucks ( $\rho L v_{L,i}^2 / 2$ ) an der Stelle ( $i = 1$ ) (Luftgeschwindigkeit ( $v_{L,i} = (Q_L - \Delta z q_{L,i}) / A_o$ )) und dem Unterdruck  $\Delta p_B$ .
5. Bestimmung des Lufteintrags  $q_{L,i+1}$  aus Gleichung (6) mit dem im Punkt 4 berechneten Unterdruck; dann analoge Rechenschritte ab Punkt 3.

Der Berechnungsgang wird bis zu ( $z = B$ ) fortgeführt und solange iteriert, bis ( $\sum q_{L,i} = Q_L$ ) ist. Dies kann mit Hilfe eines Taschenrechners oder eines Rechenprogramms einfach durchgeführt werden. Entscheidend hierbei ist, daß durch die Verwendung der Lufteintragsfunktion in Verbindung mit der Luftströmungsberechnung hier eine Kupplung der Wasserströmung mit der Luftströmung erfolgt, die Interaktion dieser beiden Strömungen also berücksichtigt wird.

## 4 Auswirkungen der Sohlbelüftung aus die Wasserströmung

Neben dem erwünschten Kavitationserosionsschutz führt der Einbau eines Sohlbelüfters und die eingetragene Luft zu Veränderungen in der Strömung, die beim Entwurf der Schußrinne und insbesondere der anschließenden Energieumwandlungsanlage berücksichtigt werden müssen.

### 4.1 Hydrodynamische Belastung im Strahlauftreffpunkt

Durch den Sohlbeinbau wird ein sich von der Sohle abhebender Wasserstrahl erzeugt, der je nach Geometrie des Belüfters zwischen 10 m und 25 m weit springt, bis er wieder auf der Rinnensohle auftrifft. Dies führt zu hydrodynamischen Belastungen im Bereich des Auftreffpunktes, deren Größe und Schwankungen den hydrostatischen Wasserdruck deutlich übersteigen können, Beispiele sind in [5] dargestellt.

### 4.2 Beginn der Oberflächenbelüftung am Sohlbelüfter

Aus Natur- und Modellbeobachtungen ist bekannt, daß bei Sohlbelüftern mit Deflektoren unmittelbar am Belüfter die Oberflächenbelüftung beginnt. Dies röhrt vermutlich daher, daß es im Wasserstrahl unmittelbar nach dem Verlassen der Rampe zu einer schlagartigen Druckumlagerung kommt. Vergleichbar einer plötzlichen Erweiterung in einer Rohrströmung ist damit eine zusätzliche Turbulenzproduktion verbunden, was dann die Selbstbelüftung an der Oberfläche auslösen kann. Pinto [14] gibt aus Naturbeobachtungen an, daß die dadurch hervorgerufene Oberflächenbelüftung in der Schußrinne in Foz do Areia Werte bis zu 48 % erreicht hat, was weit über den Werten für die zu erwartende Oberflächenbelüftung ohne Sohlbelüfter lag, die rechnerisch zudem erst weiter stromab einsetzen würde.

### 4.3 Vergrößerung der Wassertiefe durch die eingemischte Luft

Unterstrom des Sohlbelüfters nimmt infolge des Lufteintrags am Sohlbelüfter wie auch durch die einsetzende Oberflächenbelüftung die Wassertiefe zu. Dieser Effekt, beim Problem der Selbstbelüftung als das sogenannte „bulking“ bezeichnet, kann in erster Näherung unter der Annahme, daß die Strömungsgeschwindigkeit des Wasser-Luft-Gemisches  $v_{wL}$  gleich der Strömungsgeschwindigkeit der Klarwasserströmung  $v_w$  ist, abgeschätzt werden zu:

$$y_{wL} = (1/(1-\bar{c}))y_w \quad (9)$$

mit:  $y_w$  = Klarwassertiefe ohne Luftanteil  
 $\bar{c}$  = tiefengemittelte Luftkonzentration

Legt man als untere Grenze für die Ermittlung der Gemischwassertiefe nur die Lufteintragsrate  $\beta$  zugrunde, kann Gleichung (9) dargestellt werden als:

$$y_{wL} = (1 + \beta)y_w \quad (10)$$

woraus sich ein Anhaltswert für die Wassertiefe ergibt, welcher bei der Festlegung der Seitenwandhöhe zu berücksichtigen ist.

### 4.4 Gischtbildung an der Wasseroberfläche

Die Sohlbelüftung, verbunden mit der einsetzenden Oberflächenbelüftung, führt unterstrom der Belüfter oft zu mittleren Luftkonzentrationen, die weit über den maximalen Gleichgewichts-Transportkonzentrationen der Wasserströmung liegen. Daher kommt es zum Luftaustrag an der Wasseroberfläche, verbunden mit einer starken Wassernebel- und Gischtbildung, welche auch in kleinmaßstäblichen Modellversuchen beobachtet werden kann. Dies ist zusätzlich bei der Festlegung der Seitenwandhöhe zu berücksichtigen.

### 4.5 Energieverlust durch den Lufteintrags-Vermischungs- und Transportprozeß

Sowohl der Lufteintragsprozeß entlang des Sprungstrahls als auch der Vermischungs- und Transportprozeß in der Wasser-Luft-Gemischströmung unterstrom des Sohlbelüfters, benötigt

Energie, welche folglich der Wasserströmung entzogen werden muß. Ein Vergleich der kinetischen Energie der Schußrinnenströmung mit der maximalen kinetischen Energie der Luftströmung im Sohlbelüfter zeigt, daß diese selbst bei extrem großen Lufteintragsraten  $\beta$  nur 0,5 % bis 1 % der Wasserströmung beträgt. Dies bedeutet, der durch den Lufteintragsprozeß hervorgerufene Energieverlust beträgt maximal 0,5 % bis 1 % der kinetischen Energie der Schußrinnenströmung. Er ist somit vernachlässigbar.

Analoges gilt für den Energieverlust zufolge des Luftvermischungs- und Transportprozesses. Die Größe dieses Energieverlustes für den hier vorliegenden Fall einer nicht gleichförmigen Strömung mit sich in Fließrichtung verändernden Luftkonzentration, ist heute zwar noch nicht erforscht und daher nicht eindeutig anzugeben, eine Abschätzung der Größenordnung [5] mit Hilfe der Erkenntnisse für eine gleichförmige Strömung mit Oberflächenbelüftung zeigt aber, daß dieser Energieverlust bei der hydraulischen Dimensionierung ebenfalls vernachlässigt werden kann. Damit liegt man, insbesondere auch in Hinblick auf die Dimensionierung der Energieumwandlungsanlage, auf der sicheren Seite.

### 4.6 Erhöhte Beschleunigung entlang der Sprungweite

Entlang des Sprungwegs des Wasserstrahls am Sohlbelüfter fehlt an der Strahlunterseite die Strömungsberandung. Dadurch wirkt der Strömung in diesem Bereich, von den beiden Seitenwänden abgesehen, keine Wandreibung mehr entgegen. Das heißt, die Strömung erfährt entlang des Sprungwegs eine erhöhte Beschleunigung. Dieser kann näherungsweise dadurch Rechnung getragen werden, daß nach vorheriger Bestimmung der Strahlsprungweite [5], der Sohlreibungsverlust entlang dieser verringert bzw. zu Null angesetzt wird.

### 4.7 Erhöhte Beschleunigung durch die Reduktion der Sohlschubspannung

Unterstrom des Auftreffpunktes sind an der Sohle hohe Luftkonzentrationen vorhanden, die zwar mit fortschreitender Fließrichtung abnehmen, aber allein schon aus der Forderung der zur Kavitationsvermeidung benötigten Mindestkonzentration an der Sohle, nicht unter Werte von 5 % bis 8 % absinken sollen. Die dadurch hervorgerufene Verringerung des Reibungsbeiwertes führt ebenfalls zu einer erhöhten Beschleunigung der Strömung, wie durch die folgenden Überlegungen gezeigt werden kann. Führt man in die Definition der Sohlschubspannung:

$$\tau_s = (\lambda_w/8) (\rho_w v_w^2) \quad (11)$$

mit:  $\lambda_w$  Reibungsbeiwert nach Moody

an Stelle der Dichte  $\rho_w$  des Wassers die Dichte  $\rho_{w,L}$  des Wasser-Luft-Gemisches, welche vereinfacht angesetzt werden kann zu:

$$\rho_{w,L} = \rho_w(1 - \bar{c}) \quad (12)$$

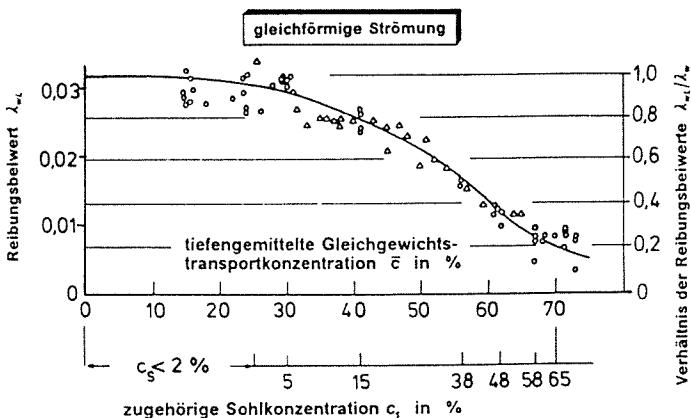


Bild 9: Abhängigkeit des Rauheitsbeiwertes von der Luftkonzentration

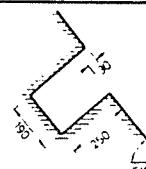
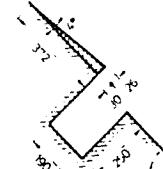
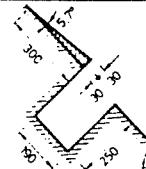
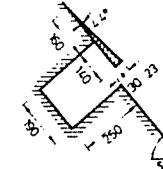
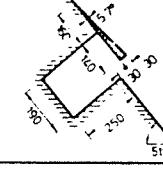
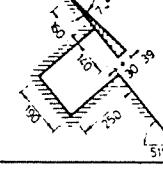
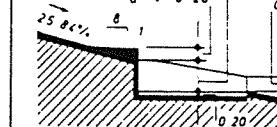
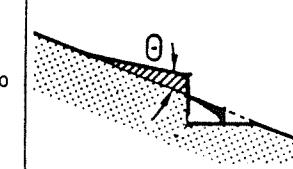
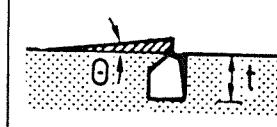
spezifische Lufteintragsfunktion $B = C1(Fr - Fr_{krit})C3 \left(1 - C2 \frac{\Delta p}{\rho_w g y_w}\right)$								
Belüftertyp	$\alpha$	$\theta$	Skizze	C1	C2	C3	$Fr_{krit}$	Bemerkungen
Stufe Sohlnut	$51^0$	-		0,013 $\pm 0,005$	0,86 $\pm 0,10$	1,27 $\pm 0,15$	1,9 $\pm 0,2$	Daten und $Fr_{krit}$ aus [18]
Rampe + Stufe Sohlnut	$51^0$	$4^0$		0,056 $\pm 0,01$	1,87 $\pm 0,15$	1,15 $\pm 0,15$	1,0 $\pm 0,2$	Daten und $Fr_{krit}$ aus [18]
Rampe + Stufe Sohlnut	$51^0$	$5,7^0$		0,065 $\pm 0,005$	2,35 $\pm 0,20$	1,15 $\pm 0,15$	1,01 -	Daten und $Fr_{krit}$ aus [18]
Rampe + Stufe schmale Sohlnut	$51^0$	$4,4^0$		0,045 $\pm 0,005$	2,20 $\pm 0,10$	1,16 $\pm 0,05$	0,68 -	Daten und $Fr_{krit}$ aus [18]
Rampe + Stufe schmale Sohlnut	$51^0$	$5,7^0$		0,055 $\pm 0,005$	3,16 $\pm 0,10$	1,18 $\pm 0,05$	0,67 -	Daten und $Fr_{krit}$ aus [18]
Rampe + Stufe schmale Sohlnut	$51^0$	$7,4^0$		0,055 $\pm 0,005$	4,00 $\pm 0,10$	1,26 $\pm 0,05$	1,05 -	Daten und $Fr_{krit}$ aus [18]
Rampe	$14,5^0$	$7,1^0$		0,039 $\pm 0,010$	1,06 $\pm 0,01$	1,55 $\pm 0,10$	3,0 $\pm 0,5$	Daten und $Fr_{krit}$ aus [18]
Rampe Typ IA Typ IB Typ IC	$20,3^0$ $6,54^0$ $7,9^0$	$5,2^0$ $6,54^0$ $7,9^0$		0,0196 0,0174 0,0168	0,478 0,909 1,532	1,565 1,714 1,854	4,2 3,2 2,8	eigene Versuche in [5]
Rampe Typ IID Sohlnut Typ IIE Typ IIF	$1,71^0$	$5,71^0$		0,02 $\pm 0,005$	1,25 $\pm 0,25$	1,5 $\pm 0,10$	3,7 $\pm 0,2$	eigene Versuche in [5]

Bild 10: Anhaltswerte für die Koeffizienten der Lufteintragsfunktion für verschiedene Sohlbelüftertypen

ein und berücksichtigt außerdem, daß für die Sohlschubspannung nur die sohlnahe Luftkonzentration  $c_s$  von Bedeutung ist, folgt aus den Gleichungen (11) und (12), für die Sohlschubspannung des Wasser-Luft-Gemisches:

$$\tau_{s,wL} = (\lambda_w/8) \cdot (\rho_w(1 - c_s) v_w^2) \quad (13)$$

Das Verhältnis der Sohlschubspannungen zwischen der Klarwassertiefe und der Wasser-Luft-Gemischströmung und somit der Reibungseinfluß kann damit dargestellt werden als:

$$\tau_{s,wL} / \tau_s = (1 - c_s) \quad (14)$$

Dies zeigt, daß mit zunehmender Luftkonzentration der Reibungseinfluß an der Sohle zurückgeht, somit die Strömung eine erhöhte Beschleunigung erfährt.

Eine Abschätzung dieses Effekts ist mit Hilfe der Arbeit von Wood [22] möglich, der die Abhängigkeit des Reibungsbeiwerts von der tiefengemittelten Gleichgewichtstransportkonzentration in einer gleichförmigen Strömung angibt (Bild 9). Ergänzt man die zu diesen mittleren Luftkonzentrationen  $\bar{c}$  zugehörigen Sohlkonzentrationen  $c_s$  als zusätzliche Achse in Bild 9 ist festzustellen, daß sich zwar erst ab mittleren Konzentrationen  $\bar{c}$  von über 30 % der Rauheitsbeiwert deutlich verringert, hierzu aber deutlich geringere Sohlkonzentrationen gehören. Bereits für die Mindestsohlkonzentrationen von nur 5 % ist die Veränderung des Reibungsbeiwerts deutlich sichtbar. Da die tatsächlichen Sohlkonzentrationen aber über weite Strecken erheblich über diesen 5 % liegen, ist einsichtig, daß insbesondere im Fall von mehreren hintereinander liegenden Sohlbelüftern der durch die Verminderung der Sohlreibung hervorgerufene Beschleunigungseffekt von Bedeutung ist. Das heißt, die Schußrinnenströmung wird schneller als ohne Sohlbelüftung, was die in [10] gemachten Naturbeobachtungen erklärt.

Mit Hilfe von Bild 9 ist es damit möglich, bei Kenntnis der Luftaufnahme im Sohlbelüfter (siehe Punkt 3) Strömungsgeschwindigkeiten unterstrom des Auftreffpunktes abzuschätzen.

## 5 Zusammenfassung und Ausblick

Für die exakte Berechnung des Lufteintrags an einem Sohlbelüfter und der Wasser-Luft-Gemisch-Strömung unterstrom des Belüfters, unter Berücksichtigung aller aufgeführten Phänomene, liegen heute noch keine geschlossenen Ansätze vor. Die Ausführungen zeigen aber, daß für praktische Belange der Lufteintrag für eine ganze Anzahl verschiedener Sohlbelüfter-geometrien (Bild 10) mit Hilfe einer empirischen Lufteintragsfunktion [5] unter Berücksichtigung der Luftströmung im Sohlbelüfter zufriedenstellend ermittelt werden kann. Ebenso kann unterstrom des Sohlbelüfters durch eine abschnittsweise Betrachtung mit Hilfe der üblichen hydraulischen Berechnungsverfahren der Einfluß der Sohlbelüftung auf die Strömung erfaßt werden. Von entscheidender Bedeutung hierbei ist, daß eine Wasserströmung mit Sohlbelüftung höhere Strömungsgeschwindigkeiten aufweist als ohne Sohlbelüftung.

Abschließend sei darauf hingewiesen, daß weder der Lufteintragsmechanismus noch die Strömungsvorgänge der Wasser-Luft-Gemischströmung unterstrom von Sohlbelüftern bisher genügend erforscht sind und hierfür noch entsprechende Berechnungsverfahren entwickelt werden müssen. Daher wird auch weiterhin der hydraulische Modellversuch ein wichtiges Hilfsmittel bei der endgültigen Dimensionierung von Schußrinnen bleiben, die Entwurfsphase kann aber mit Hilfe des aufgestellten Dimensionierungskonzeptes wesentlich verkürzt werden.

- [ 1 ] Aksoy, Sahap, Ethembaoglu, Sakir: Cavitation damage at the discharge channels of Keban Dam. 13th ICOLD Congress, New Delhi, 1979
- [ 2 ] Hamilton, W.S.: Preventing cavitation damage to hydraulic structures. Water Power & Dam Construction, Nov., Dec. 1983, Jan. 1984
- [ 3 ] Kobus, H.: Local air entrainment and detrainment. IAHR Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures, Esslingen am Neckar, Sept. 1984, Paper 4.10, Proceedings (Editor: H. Kobus)
- [ 4 ] Kobus, H.: An introduction to air-water flows in hydraulics. Mitteilungen Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 61, Oktober 1985
- [ 5 ] Koschitzky, H.-P.: Dimensionierungskonzept für Sohlbelüfter in Schußrinnen zur Vermeidung von Kavitationsschäden. Mitteilungen Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 65, Juli 1987
- [ 6 ] Koschitzky, H.-P., B. Westrich, H. Kobus: Effects of model configuration, flow conditions and scale in modelling spillway aeration grooves. IAHR Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures. Esslingen am Neckar, Sept. 1984, Paper 4.4, Proceedings (Editor: H. Kobus)
- [ 7 ] Koschitzky, H.-P., B. Barczewski: Theoretische und experimentelle Vorstudien zur Frage des Lufteintrags und Luftransports an Sohlbelüftern in Hochgeschwindigkeitsströmungen. Zwischenbericht zum DFG-Forschungsvorhaben „Lufteintrag an Sohlbelüftern“, Wissenschaftlicher Bericht HWV Nr. 089, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, 1987
- [ 8 ] Low Heng Seng: Model studies of Clyde Dam spillway aerators; Research report 86-6, Department of Civil Engineering, University of Canterbury Christchurch, New Zealand, March 1986
- [ 9 ] Miller, D.S.: Internal flow systems. BHRA Fluid Engineering Series, Volume 5, 1978
- [ 10 ] Minor, E.: Erfahrungen mit Schußrinnenbelüftung. 7. Deutsches Talsperren-Symposium, März 1987; Sonderheft Wasserwirtschaft Heft 6, Juni 1987
- [ 11 ] Minor, E.: Der Grundablaß der Wasserkraftanlage Alicura in Argentinien. 7. Deutsches Talsperren-Symposium, März 1987; Sonderheft Wasserwirtschaft, Heft 6, Juni 1987
- [ 12 ] Naudascher, E.: Kavitationsprobleme in Grundablüssen. Wasserwirtschaft 72, Heft 3, 1982
- [ 13 ] Peterka, A.J.: The effect of entrained air on cavitation pitting. IAHR/ASCE Proceedings, Minnesota International Hydraulics Convention, Minneapolis, Minnesota, September 1953
- [ 14 ] Pinto, N.L.: Model evaluation of aerators in shooting flow. IAHR, Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures, Esslingen am Neckar, Sept. 1984, Paper 4.2, Proceedings (Editor: H. Kobus)
- [ 15 ] Russel, S.O., G.J. Sheehan: Effect of entrained air on cavitation damage. Department of Civil Engineering, University of British Columbia, Canadian Journal of Civil Engineering, Vancouver 1974
- [ 16 ] Rutschmann, P.: Die transversale Druckverteilung unter Sprungstrahlen von Schußrinnenbelüftern – Folgen für den Lufteintrag. Wasserwirtschaft, Heft 5, 1987
- [ 17 ] Rutschmann, P., P. Volkart, I.R. Wood: Air entrainment at spillway aerators. 9th Australasian Fluid Mechanics Conference, Auckland, Dec. 1986
- [ 18 ] Tan, P.: Model studies of Aerators on Spillways. Research report 84-6, Department of Civil Engineering, University of Canterbury Christchurch, New Zealand, Feb. 1984
- [ 19 ] Vischer, D.: Kavitation in Schußrinnen. 7. Deutsches Talsperren-Symposium, März 1987; Sonderheft Wasserwirtschaft, Heft 6, Juni 1987
- [ 20 ] Volkart, P.: Sohlenbelüftung gegen Kavitationserosion in Schußrinnen. Wasserwirtschaft 74, Heft 9, September 1984
- [ 21 ] Volkart, P., P. Rutschmann: Air entrainment devices (air slots). Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie an der ETH Zürich, Heft Nr. 72, 1984 (Herausgeber: D. Vischer)
- [ 22 ] Wood, I.R.: Air water flows. 21st IAHR Congress, Melbourne, Australia, Aug. 1985

Anschrift des Verfassers: Dr.-Ing. Hans-Peter Koschitzky, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Pfaffenwaldring 61, 7000 Stuttgart 80

Anzeigenschluß für die Juni-Ausgabe, Schwerpunktthema: Gewässerpfllege, am 23. Mai 1988

Anzeigenschluß für die Doppelheft-Ausgabe Juli/August, Schwerpunktthema: Aktuelle Themen des Wasserbaus, am 24. Juni 1988

# WASSERWIRTSCHAFT

Zeitschrift für das gesamte Wasserwesen

78. Jahrgang

Mai 1988

Nummer 5/88

~~Hgaff, R 1380~~  
~~X 63802~~  
esfin  
Tom Rhone  
Chuck Huntly